混凝土面板砂砾石坝漫顶溃坝数值模拟

李炎隆,邱文,王琳,温立峰,卜鹏

(西安理工大学省部共建西北旱区生态水利国家重点实验室,710048 西安)

摘　要:通过溃坝案例的现场调查和水槽模型试验,建立了面板砂砾石坝漫顶溃坝数学模型,以模拟水流特性、砂砾石料以及混凝土面板三者之间的相互作用。该模型主要由3部分组成:①考虑漩涡水流和砂砾石料之间的冲蚀特性,引入RNG k-ε 湍流模型模拟漩涡水流的反向侵蚀;②通过泥沙输移公式和流体体积法(VOF法)追踪砂粒与水流侵蚀交界面,并考虑了砂砾石料的孔隙特性;③基于弯矩平衡法判定混凝土面板在自重和水荷载作用下的破坏过程。通过水槽模型试验对数学模型进行验证,结果表明,建立的数学模型能够准确地模拟溃决过程中漩涡水流对大坝的反向侵蚀和面板溃口的详细演化过程;该模型计算的溃口流量、堆石体溃口的发展、溃坝历时以及面板的折断长度,与实测数据的相对误差均小于15%,验证了模型的合理性。与参数化模型相比,本研究提出的溃坝模拟数学模型具有更详细的结果。

关键词:面板砂砾石坝;漫顶溃坝;数学模型;漩涡水流;面板折断

中图分类号:TV641　　**文献标志码:**A

Numerical simulation for concrete-face sand-gravel dam breaching due to overtopping

LI Yanlong, QIU Wen, WANG Lin, WEN Lifeng, BU Peng

(Xi'an University of Technology, State Key Laboratory of Eco-hydraulics in Northwest Arid Region, 710048 Xi'an, China)

Abstract: Based on the field investigation of dam break cases and flume model test, the numerical model of overtopping break of concrete-face sand-gravel dam (CFSGD) is established to simulate the interaction among water flow characteristics, sand-gravel materials, and concrete face slab. The model is mainly composed of three parts: ① Considering the erosion characteristics between the vortex water flow and sand-gravel materials, the RNG k-ε turbulence model is introduced to simulate the reverse erosion of the vortex water flow. ② Through the sediment transport formula and fluid volume method (VOF) traces the interface between sand and water erosion, and considers the pore characteristics of sand-gravel materials. ③ Based on the moment equilibrium method, the failure process of the concrete face slab under its self-weight and water loads is calculated. The numerical model is verified by the flume model test. The results show that the numerical model established in this paper can accurately simulate the reverse erosion of the vortex water flow on the dam during the failure process and the detailed evolution process of the face slab breach.

收稿日期:2022-03-04　　**修回日期:**2022-06-08

基金项目:国家自然科学基金优秀青年科学基金项目资助(No. 51722907);国家自然科学基金资助项目(No. 51979224)

通信作者:李炎隆,教授。E-mail:liyanlong@ xaut. edu. cn.

引用格式:李炎隆,邱文,王琳,等. 混凝土面板砂砾石坝漫顶溃坝数值模拟[J]. 应用力学学报,2023,40(1):96-106.

LI Yanlong, QIU Wen, WANG Lin, et al. Numerical simulation for concrete-face sand-gravel dam breaching due to overtopping[J]. Chinese journal of applied mechanics, 2023, 40(1): 96-106.

The relative error between the measured data and the calculated peak breach flow, the development of the breach of the rockfill body, the duration of the break and the length of the face slabs are all less than 15%, which verifies the rationality of the numerical model. Compared with the parametric model, the numerical model of dam breach proposed in this paper provides more detailed results.

Key words: concrete-face sand-gravel dam; overtopping-induced dam breach; numerical simulation; vortex water flow; face slab fracture

面板砂砾石坝因其工期短、就地取材、对地形地质条件适应性强和大坝蓄水期或运行期的坝体沉降变形小等优点，逐渐成为一种具有竞争力的坝型[1-3]。目前，国内外越来越多高面板坝采用砂砾石料填筑坝体。例如，坝高 187 m 的 Aguamilpa 坝和坝高 123.5 m 的青海黑泉水库。然而砂砾石料的抗冲蚀性能较差[4]，一旦因超标洪水或库区滑坡等因素导致库水漫顶，面板砂砾石坝将极有可能发生溃坝。1993 年，坝高 71 m 的沟后水库发生溃坝事故，造成大片房屋良田被毁和 320 人死亡[5]。2005 年，坝高 27.4 m 的 Taum Sauk 上水库因水位计失灵造成库水漫顶，仅 25 min 内 5.3×10^6 m^3 的水泄入 Black 河[6]。为了减轻或避免溃坝造成的损失，开展面板砂砾石坝漫顶溃坝数值模拟研究具有重要的意义。

国内外学者针对均质坝漫顶溃决机理展开深入研究[7-12]，得出坝体表层冲刷、“陡坎式”后退冲蚀以及溃口边坡失稳是均质坝漫顶溃坝的基本过程。然而，由于混凝土面板的支撑作用，面板坝的漫顶溃决机理与均质坝明显不同。沟后水库和 Taum Sauk 上水库溃坝后的调查结果表明，坝体漩涡冲刷、面板往复折断以及溃口边坡失稳是面板坝溃坝的 3 个主要特点，如图 1 所示。基于沟后面板砂砾石坝溃决案例，刘杰等[5]通过水槽模型试验查清了沟后面板砂砾石坝失事的原因，但未揭示库水漫顶后大坝的溃决机理；李雷等[13]采用 SINGH 提出的冲蚀公式建立了简化溃坝数学模型，但未考虑溃口边坡的破坏；王廷等[14]考虑下泄水流中泥沙含量变化对溃决过程的影响，建立了动床耦合分析模型，但对面板折断判定分析过于简化。根据实际溃坝案例调查和离心模型试验，陈生水等[15]、ZHONG 等[16-17]详细研究了砂砾石料的输移和混凝土面板的破坏，提出了面板砂砾石坝漫顶溃坝数学模型，但忽略了漩涡水流对坝体的冲蚀与淘刷。

Flow-3D 软件采用独特的 TruVOF 技术和经典的泥沙冲蚀模型，可以准确地计算砂粒的沉积、冲蚀以及运动，并能够很好地模拟溃坝过程中复杂的水砂流动状态。本研究通过对 Flow-3D 软件进行二次开发，采用弯矩平衡法对混凝土面板的折断进行判定，建立一种能够反映水流特性、砂砾石料和混凝土面板三者之间相互作用的漫顶溃坝数学模型。重点考虑漩涡水流冲蚀特性、水砂侵蚀交界面和混凝土面板结构破坏特征，计算结果对面板砂砾石坝建立风险等级和风险预警机制具有重要价值。



(a) 沟后面板砂砾石坝溃坝[5]

(b) 2005年Taum Sauk上水库发生溃坝[6]

图 1 面板砂砾石坝溃坝案例

Fig. 1 Dam breach case of concrete-face sand-gravel dam

1 溃坝模拟数学模型

基于面板砂砾石坝的溃决特点，模拟面板砂砾石坝漫顶溃坝过程应着重考虑 3 个方面：①针对漩涡水流对坝体的冲蚀与淘刷，采用合适的模型模拟水流运动；②准确地模拟大坝破坏过程中水流与砂粒的侵蚀交界面；③分析面板结构受力，判定面板的折断长度与时间。

1.1 RNG k-ε 湍流模型

面板砂砾石坝溃决过程中,溃坝水流在面板下部区域发生剧烈的淘刷,挟砂水流均是湍流,因此采用湍流模型模拟溃坝水流。RNG k-ε 湍流模型考虑了流动中水流的旋转情况,能够更好地对流场中流线弯曲程度进行较大的改进,并且该模型的系数是通过理论分析推导出来,计算精度高于其他经验模型,在模拟复杂水流冲刷方面得到了广泛的应用。其基本控制方程[18]为

紊动能 k 方程

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i}=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right]+G_k-\rho\varepsilon \tag{1}$$

紊动能耗散率 ε 方程

$$\frac{\partial(\rho\varepsilon)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho\varepsilon u_i)}{\partial x_i}=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial\varepsilon}{\partial x_j}\right]+C_1G_k\frac{\varepsilon}{k}-C_2\rho\frac{\varepsilon^2}{k} \tag{2}$$

其中:t 为时间;μ 为紊流黏性系数;$\mu_t = C_\mu k^2/\varepsilon$,$C_\mu = 0.085$;G_k 为紊动能 k 的产生项。

1.2 泥沙输移与侵蚀

溃决初期,在下泄水流作用下,部分细小颗粒开始发生运动,随着下泄水流强度的逐渐增强,越来越多的砂粒由沉积状态转变为悬浮状态;当溃口流量逐渐减小时,溃坝水流的挟砂能力降低,悬浮砂粒在自重作用下开始下沉。整个溃决过程中,砂粒的运动状态在悬浮与沉积之间相互转化。而下泄水流中挟砂含量的变化会引起水流密度与黏性系数的变化,进而影响侵蚀过程。为了使计算结果更加准确,本研究定义了砂粒与水流的混合流体,该混合流体的密度为

$$\rho = \alpha_f\rho_w + (1-\alpha_f)\rho_s \tag{3}$$

其中:α_f 为砂粒体积分数;ρ_s 为砂砾石料密度;ρ_w 为水流密度。

由于无法计算单个颗粒在流体中的运动,因此计算砂粒输移需采用经验公式。本研究基于泥沙携带提升速度方程[19]和 Meyer-Peter & Muller 方程[20]计算砂粒的悬移质运动与推移质运动。

泥沙携带提升速度方程为

$$u_{\mathrm{lift},i} = \alpha_i n_s d_*^{0.3}(\theta_i-\theta_{cr,i})^{\frac{3}{2}}\left[\|g\|\left(\frac{\rho_s-\rho}{\rho}\right)d\right]^{\frac{1}{2}} \tag{4}$$

Meyer-Peter & Muller 方程为

$$q_b = \beta(\theta_i-\theta_{cr,i})^{\frac{3}{2}}\left[\|g\|\left(\frac{\rho_s-\rho}{\rho}\right)d^3\right]^{\frac{1}{2}} \tag{5}$$

其中:n_s 为斜坡垂直方向;d_* 为无量纲粒径参数;θ_i 为床面希尔兹数;$\theta_{cr,i}$ 为临界希尔兹数;d 为颗粒平均粒径;常规参数[19-20]取值 $\alpha_i = 0.0018$,$\beta = 8$ 。

模型假定溃口形状为梯形,将溃口的发展分为两个阶段,第一阶段假定溃口在深度和宽度上以同样速度均匀发展,直至溃口发展至底部;第二阶段溃口向两侧扩展,直至溃决过程结束。为了能够准确地描述坝料与水流侵蚀交界面,VOF 法[21](流体体积法)是一种有效的方法,该方法通过单元内流体体积与单元体积之比来追踪自由液面。本研究在 VOF 法的基础上考虑了砂砾石料的孔隙特性,单位体积的砂砾石料中土颗粒仅占一定份额,其余为空气和水。因此,单元内砂砾石料的最大填充应根据土样的孔隙度进行确定。

1.3 面板折断

在混凝土面板砂砾石坝溃决过程中,堆石体的溃口发展逐渐变深变宽,混凝土面板的悬空长度和宽度也随着堆石体溃口的发展而增大,当混凝土面板无法承受自重和水荷载作用时,面板发生断裂,如图 2 所示。一块混凝土面板折断后,堆石体溃口继续横向扩展和下切,随后两侧的混凝土面板相继发生折断。此外,由于溃口的下切,每块混凝土面板可能会出现多次折断。本研究将面板假定为悬臂板,采用弯矩平衡法对混凝土面板的折断进行判定。

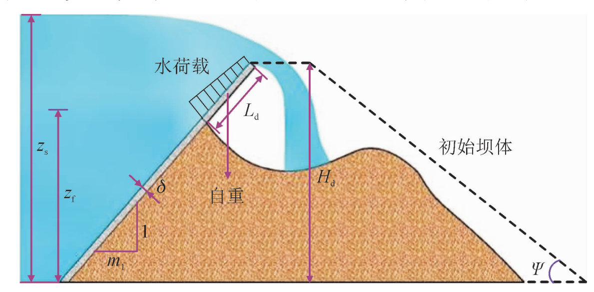


图 2 混凝土面板受力分析示意图

Fig. 2 Schematic diagram of the force analysis of concrete face slab

面板自重产生的弯矩 M_1 可表示为[17]

$$M_1 = \frac{\rho_m g m_1 \delta w L_d^2}{2\sqrt{1+m_1^2}} \tag{6}$$

其中:ρ_m 为混凝土面板密度;m_1 为上游坡比;δ 为面板的等效厚度;L_d 为面板折断的极限长度;z_f 为面

板顶部高程；z_s 为库水位高程。

水荷载作用在面板上的弯矩 M_2 可表示为[17]

$$\begin{cases} M_2=\dfrac{\rho_w gw(z_s-z_f)L_d^2}{2}+\dfrac{\rho_w gwL_d^3}{6\sqrt{1+m_1^2}} & z_s>z_f \\ M_2=\dfrac{\rho_w gw\left[L_d-(z_f-z_s)\right]^3}{6\sqrt{1+m_1^2}} & z_s<z_f \end{cases} \tag{7}$$

因此，作用于混凝土面板的总弯矩为

$$M=M_1+M_2 \tag{8}$$

混凝土面板的极限弯矩 M_f 可根据《水工混凝土结构设计规范》进行计算，面板折断的判定条件为

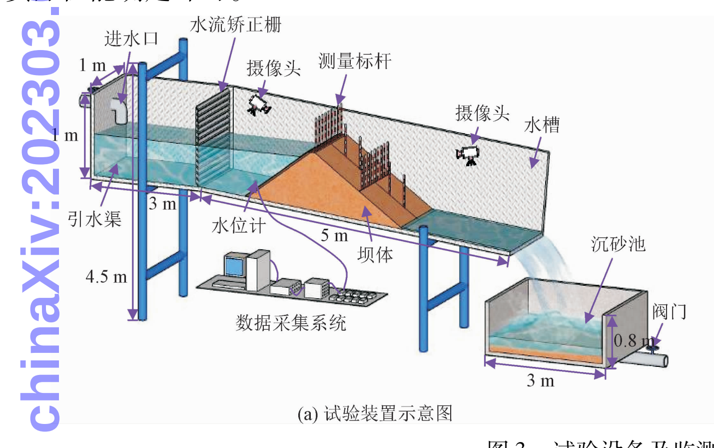
$$M>M_f \tag{9}$$

当判定面板发生折断时，需要对折断部分的壁面边界条件进行重新设定，使其不再具有挡水作用，以此模拟混凝土面板的折断。值得注意的是，尽管模型面板与实际钢筋混凝土面板存在差异，但是数值模型中与面板性能相关的是极限弯矩 M_f，因此在计算参数选取时，按模型面板或钢筋混凝土面板的实际性能确定即可。

2 面板砂砾石坝溃坝模型试验

2.1 试验装置

物理模型试验在图 3 所示的钢制水槽中进行，水槽前段长 3 m，水平放置，后段长 5 m，具有 5°的坡度。在水槽的折坡处设置有水流矫正栅，可以有效地削弱上游水流对模型坝的影响，末端设置有沉砂池，以便模型料的回收利用。本试验中上游水库恒定供流量为 5 L/s。坝体上游坡脚处布设有水位计，以实时监测坝前水位动态变化过程。坝体顶部、下游 1/2 坝坡处以及坝体中间纵剖面上布置有测量标杆（标注有刻度的细铁杆，底部连接有小铁片，填筑料被冲蚀后依靠自重下落），测量溃口的扩展过程以及坝体纵剖面的演化过程，横向测量标杆的间距为 10 cm，纵向测量标杆的间距为 20 cm。通过 2 台摄像机记录溃坝的全过程。



(a) 试验装置示意图



(b) 水槽侧视图

图 3 试验设备及监测系统布设

Fig. 3 Layout of test equipment and monitoring system

2.2 相似关系选择

土颗粒之间的相互作用决定了土石坝溃口边坡的破坏形式（剪切破坏和张拉破坏），黏聚力 c 和内摩擦角 φ 是影响颗粒间相互作用的主要因素。由于砂砾石料为无黏性土，选择模型材料时，应尽可能选择 c 值较小的材料。内摩擦角 φ 为无量纲参数，只有确保模型内摩擦角与原型相等才能保证模型与原型溃口边坡的破坏形式相似

$$\lambda_\varphi=\frac{\varphi_m}{\varphi_p}=1 \tag{10}$$

模型面板的选择除了满足长度比尺 λ_L 外，还应符合力的相似要求。漫顶溃决过程中，面板结构可视为悬臂板，主要受到 3 种力的作用。

1）面板结构自身的重力。重力对面板结构的折断起着重要的作用，为了保持坝体与面板的变形协调性，面板与砂砾石料采用相同的密度比尺 $\lambda_\rho=\rho_m/\rho_p$，由于模型和原型中的重力加速度相同，$\lambda_g=1$，可以得到重力比尺 λ_G，即

$$\lambda_G=\lambda_\rho\lambda_L^3 \tag{11}$$

2）面板承受弯矩小于极限弯矩时，产生弹性应变的力。根据胡克定律，面板产生弹性变形的力为弹性应变 ε、弹性模量 E 和截面面积 A 的乘积。同时，为了保持长度相似，模型中的应变必须等于原型中的应变。因此，产生应变的弹性力比尺 λ_F 被确定为

$$\lambda_F = \frac{E_m}{E_p}\lambda_L^2 \tag{12}$$

基于力的相似要求,弹性力比尺 λ_F 应当等于重力比尺 λ_G,由式(11)和式(12)可获得

$$\frac{E_m}{E_p} = \lambda_\rho \lambda_L \tag{13}$$

3)面板折断时,与面板极限抗拉强度相关的力。为了能够合理地模拟面板溃口演化规律,除了分析面板的受力状态外,还应当考虑面板的强度特性,极限抗拉强度是面板破坏的主要特性,用内聚力 C 与截面面积 A 的乘积来表示面板在极限抗拉强度时所受到的力[22]。因此,面板折断时内聚力比尺 λ_C 为

$$\lambda_C = \frac{C_m}{C_p}\lambda_L^2 \tag{14}$$

内聚力比尺 λ_C 应当等于重力比尺 λ_G,由式(11)和式(14)可获得

$$\frac{C_m}{C_p} = \lambda_\rho \lambda_L \tag{15}$$

经过相似分析,模型面板与原型的极限抗拉强度比值应当与内聚力比值相等,以此对面板进行更加准确的模拟。

2.3 试验材料

原型坝最大坝高 70 m,填筑密度为 2.08 g/cm^3,内摩擦角为40°。受水槽空间尺寸限制,模型坝坝高取为 0.7 m(长度比尺 λ_L = 1∶100),填筑料最大粒径为 20 mm。级配曲线如图 4 所示。砂砾石料的密度为 1.86 g/cm^3(密度比尺 λ_ρ = 0.9∶1),内摩擦角为 42°。为了确保模型坝的均匀性和稳定性,模型坝采用分层铺设碾压,每层铺料厚度为 10 cm,直至填筑到坝顶,模型坝的孔隙率为 0.45。

文献[15]和文献[23]分别采用石膏面板、石膏混合料面板、仿真混凝土面板进行模型试验,尽管这些面板材料在试验中是有效的,但均很难满足密度高和强度低的特性。本试验通过水泥、标准砂、重晶石粉(比重为 4.2～4.7 g/cm^3,呈粉末状,常用于加重计使用)以及水按一定比例制成砂浆面板材料。根据力学性能试验,表 1 中的砂浆面板基本满足相似要求。

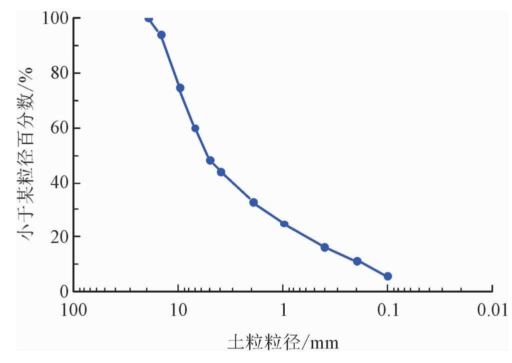


图 4 面板砂砾石坝坝料级配曲线

Fig. 4 Grading curve of dam fillings for concrete-face sand-gravel dam

表 1 模型面板材料的配合比与性能

Tab. 1 Proportion and properties of the model face slab material

配合比(质量百分比)				性能			
水泥/%	细砂/%	重晶石粉/%	水/%	密度/(g·cm^{-3})	抗压强度/kPa	弹性模量/GPa	抗拉强度/kPa
10.5	62.6	11.1	15.8	2.13	550	0.28	30.2

3 数值模型设计

3.1 数值模型建立

为验证本研究所建数学模型的合理性,根据试验模型按照 1∶1建立数值计算模型。数值模型坝高为 0.7 m,上游坝坡 1∶1.4,下游坝坡 1∶1.5,坝顶宽度 6 cm,面板宽 10 cm,面板等效厚度 0.4 cm。另外,在坝顶中部设有底宽 10 cm,顶宽 14 cm,深度为 4 cm 的梯形导流槽。采用结构化网格对计算域进行划分,水域采用 0.04 m×0.04 m×0.04 m 的网格,对精度要求高的面板和坝体采用 0.02 m×0.02 m×0.02 m 网格进行局部加密,网格单元总数约 61 万个,划分结果如图 5 所示。

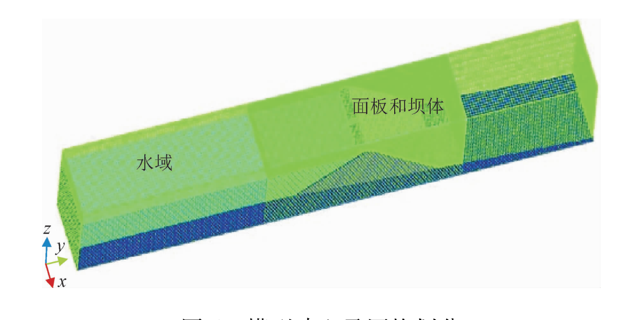


图 5 模型建立及网格划分

Fig. 5 Model establishment and mesh division

3.2 初始条件和边界条件

根据模型试验的材料参数,对砂砾石料和面板材料进行设定。模型的初始水位高度 0.57 m,与初始溃口底部高程齐平。在上游坡角和坝顶处分别布设有监测点和监测挡板,以监测溃决过程中库区水位和溃口流量变化过程线。模型的边界条件见表2,上游为流量边界:入库流量恒定为 5 L/s;下游为出流边界:流体从坝体下游流出,不发生回流;模型上部为压力边界:标准大气压;模型空间的底部以及左右两侧为刚性墙边界,相当于钢制水槽的底部和两侧。

表2 溃坝模型边界条件

Tab. 2 The boundary conditions of the dam-break model

名称	X_{min}	X_{max}	Y_{min}	Y_{max}	Z_{min}	Z_{max}
边界条件	刚性墙边界	刚性墙边界	流量边界	出流边界	刚性墙边界	标准大气压边界

4 计算结果分析

4.1 水位及流量结果对比分析

图6和图7分别是计算得到的溃坝过程中坝前水位、溃口流量与试验值的对比,从图中可以看出,数值模拟较好地反映了物理模型试验的整个漫顶溃决过程,只是在相位上存在偏差。初始时由于面板尚未发生破坏,随着库水位的抬升,溃口流量缓慢增长,导流槽在下泄水流的冲蚀与淘刷作用下逐渐展宽和下切,当面板无法承受上游水荷载和自重产生的弯矩时,面板发生第一次折断。计算模型在 84 s 时发生第一次折断,比试验值滞后了 10 s。由于面板的折断,溃口流量突然增大,促进了整个溃坝过程的发生,计算和试验中均在面板发生第三次折断时,溃口流量达到最大,分别为 0.068 m³/s 和 0.061 m³/s,相对误差为 9.8%。在最大洪峰流量之后,溃口流量均在一段时间内保持较大的同时进行衰减,最终计算模型历时 200 s 溃坝结束,试验历时 225 s 溃坝结束,相对误差为 11.1%。分析试验值与计算值存在偏差的原因主要有两个:一是,溃口流量试验值是通过坝体上游坡脚处水位计测量出水位,再结合水量平衡方程计算获得,而数值模拟是监测坝顶溃口处的流量,两者溃口流量的监测位置存在偏差,使得试验流量曲线和计算流量曲线会存在差异,但是由于两处位置相距仅为 0.86 m,对其影响差异相对较小;二是,由于砂砾石料孔隙率测量值偏大,导致数值模拟中坝体填筑料比试验模型松散,降低了坝体填筑料的抗冲蚀性能,其数值计算的峰值流量偏大,溃坝历时偏短。

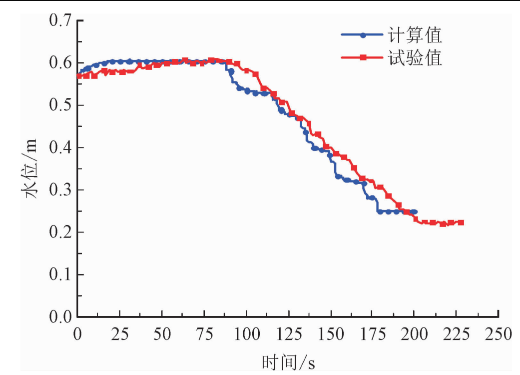


图6 坝前水位过程试验值与计算值比较

Fig. 6 Comparison of test and calculated value of water level in front of dam

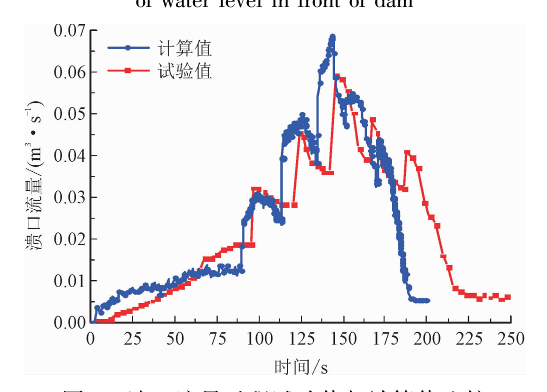


图7 溃口流量过程试验值与计算值比较

Fig. 7 Comparison of test and calculated value of breach discharge hydrographs

4.2 大坝侵蚀演化过程分析

面板砂砾石坝的整个漫顶溃坝过程分为3个阶段,如图8所示(纵剖面)。第Ⅰ阶段:逐渐冲蚀阶段。水流流经坝顶 B 点,导流槽内出现明渠流。在溢流作用下,细小颗粒开始发生运动,少量砂粒聚集形成小丘,缓缓向下游推移。随着溢流量逐渐增大,在下游坝顶 A 点处出现“切头”现象,如图8(b)所示,A 点是大坝最先破坏的地方。当水流达到一定强度时,在剪

切力和牵引力的作用下,砂粒从单颗粒移动转为多颗粒聚集流动,下游坡面逐渐冲出一条冲沟,并在坡脚处形成扇形堆积体。由于面板参与挡水,坝顶溃口处形成瀑布状水流冲蚀坝体,并在落点处冲出深坑,如图 8(d)所示,冲坑中的水流为紊流流态。

第Ⅱ阶段:剧烈溃决阶段。随着水流的冲蚀,面板悬空长度逐渐增大,当面板无法承受自重和上游水荷载的共同作用时,面板发生第一次折断(图 8(c))。面板折断使得溃口流量突然增大,冲坑内流态的紊乱程度加剧,产生反向漩涡,如图 8(g)所示。漩涡水流一方面冲蚀下游坝坡,另一方面淘刷面板下的支撑体,加剧了大坝的侵蚀过程。同时,下泄水流的势能转化为动能,导致水流以很高的速度流经面板顶部,形成射流冲蚀溃口,如图 8(h)所示。随着溃口的展宽与下切,面板支撑体陆续被侵蚀,新的面板悬空很快形成,当面板承受荷载达到临界值时再次发生折断。之后往复上述过程,直到水流强度不足以使面板发生折断为止。

第Ⅲ阶段:逐渐稳定阶段。该阶段面板不再发生折断,库水位逐渐降低,冲蚀能力减弱。当溃口流量趋于入库流量,床面不再有砂粒的运移时,标志着溃决过程结束。

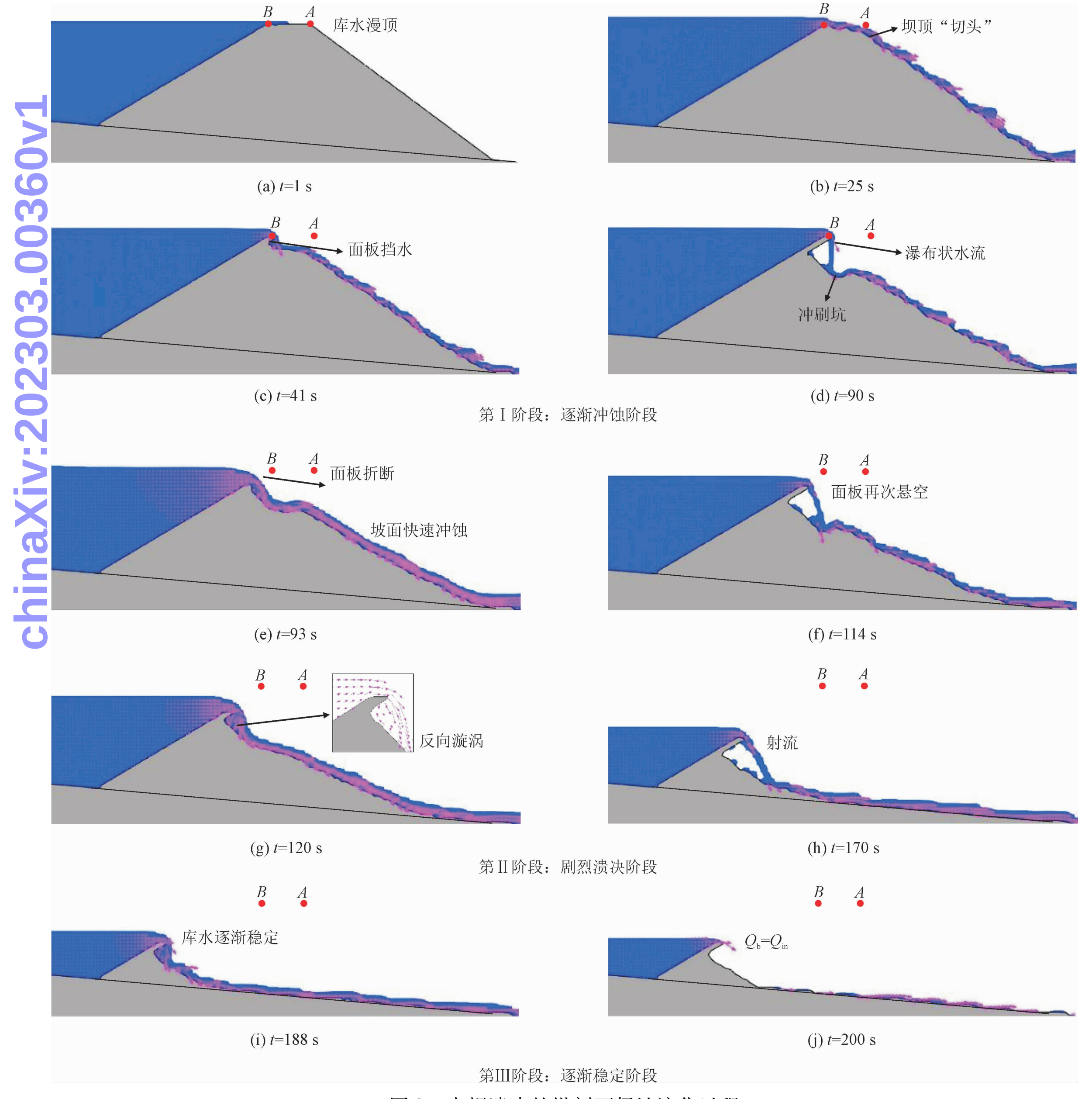


图 8 大坝溃决的纵剖面侵蚀演化过程

Fig. 8 Longitudinal evolution process of dam breaching

4.3 溃口扩展过程分析

图 9 为试验与数值模拟过程中部分时段的溃坝形态。通过数值计算结果可以得到,第Ⅰ阶段(0～90 s):由于面板未发生破坏,在坝顶处形成跌落水流,水流在下泄过程中带走大量的砂砾石料,逐渐在下游坝坡上形成一条沟壑,溃口的发展以下切为主,横向展宽为辅。第Ⅱ阶段(90～170 s):面板发生间歇性折断,溃口流量增大使得溃口不断下切并且溃口边坡发生失稳坍塌,该阶段溃口的下切和横向展宽都占据着主导作用。第Ⅲ阶段(170 s～200 s):溃口的下切过程基本结束,溃口以横向展宽为主。在整个数值模拟中,溃口呈倒梯形,符合无黏性土溃口的发展规律。

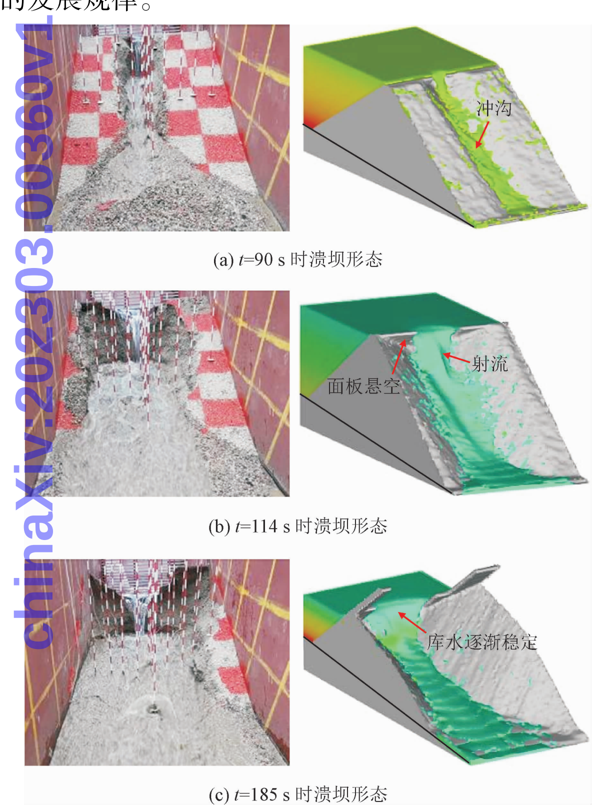


图 9 试验与数值模拟过程中溃坝形态

Fig. 9 Dam break morphology during test and numerical simulation

图 10 为坝顶溃口、下游 1/2 坝坡处溃口发展过程试验值与计算值,数据对比见表 3。计算结果表明,溃口下切深度与试验值基本吻合,而溃口横向扩展与试验值的相对误差均大于 15%。究其原因,砂砾石料虽为无黏性土,但在实际中砂砾石料仍是具有一定的黏聚力,由于在数值模型中将砂砾石料作为理想无黏性土考虑,使得溃口横向扩展与试验中溃口截面形状有偏差。但从整体上看,数值模拟和物理模型试验的结果基本一致。

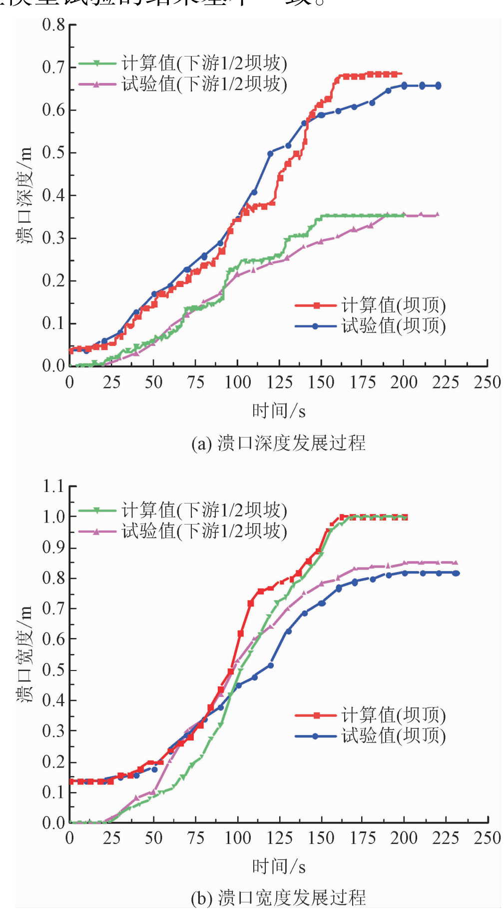


图 10 坝顶溃口和下游 1/2 坝坡处溃口发展过程

Fig. 10 Breach development at the crest and middle of the downstream face of the dam

表 3 溃口发展试验值与计算值比较

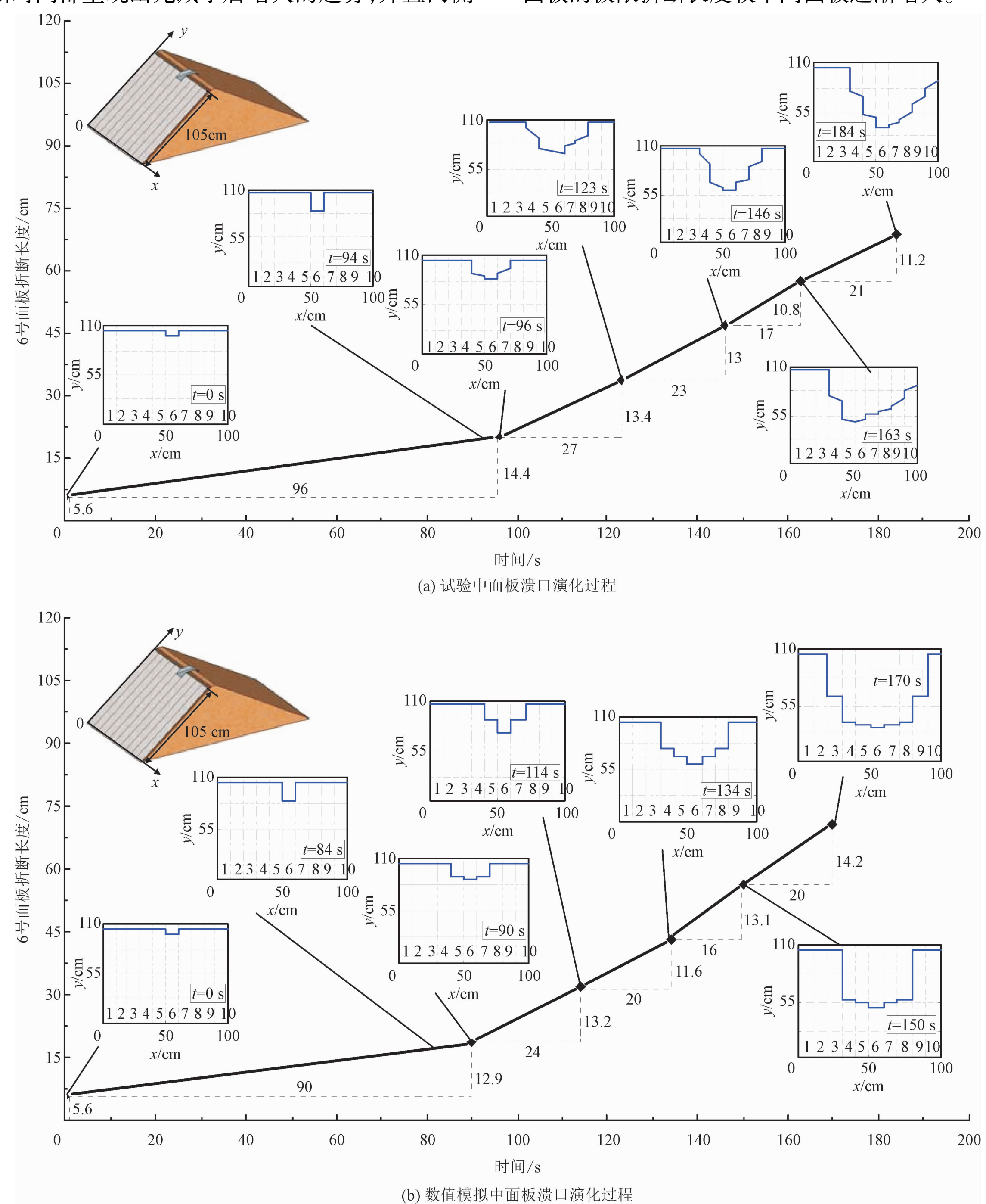
Tab. 3 Comparison of test and calculated data of breach development

参数	计算值/m	试验值/m	相对误差/(%)
坝顶溃口宽度	1.000	0.820	+22
坝顶溃口深度	0.684	0.661	+3.5
下游 1/2 坝坡溃口宽度	1.000	0.851	+17.5
下游 1/2 坝坡溃口深度	0.355	0.355	0

4.4 面板折断演化过程

图 11 给出了模型试验和数值计算中 6 号面板的折断长度、折断时间以及面板溃口的详细演化过程,计算数据与实测数据见表 4。由计算结果可知,大坝在漫顶 84 s 后,6 号面板首次发生折断,折断长度为 12.96 cm,与实测折断长度(14.30 cm)相对误差为 9.4%;在溃坝 170 s 后,面板不再发生折断,6 号面板最终垂向折断长度为 40.86 cm,与实测值(39.35 cm)相对误差为 3.8%,误差均控制在 15% 以内。此外,面板溃口演化计算结果表明,溃口中间面板的折断长度

与折断时间都呈现出先减小后增大的趋势,并且两侧面板的极限折断长度较中间面板逐渐增大。



(a) 试验中面板溃口演化过程

(b) 数值模拟中面板溃口演化过程

图 11 试验与数值模拟中面板溃口演化过程

Fig. 11 Evolution process of face slab breach in the test and numerical simulation

表 4 面板折断长度试验值与计算值比较

Tab. 4 Comparison of test and calculated breach evolution for each concrete face slab

面板编号	最终垂向折断长度计算值/cm	最终垂向折断长度试验值/cm	相对误差/%	面板编号	最终垂向折断长度计算值/cm	最终垂向折断长度试验值/cm	相对误差/%
3	24.29	–	–	7	39.81	36.85	+8.0
4	38.76	17.73	+118.6	8	38.76	31.68	+22.3
5	39.81	32.03	+24.3	9	24.29	21.22	+14.5
6	40.86	39.35	+3.8	10	0	11.19	–100

分析原因是随着溃口流量的增大,溃决过程更加剧烈,中部面板承受的动水压力增大,导致面板的折断长度减小;当洪峰流量过后,中部面板顶部的动水压力有所减小,面板的折断长度相应增加,可见水荷载对中部面板的折断起着决定作用。而中间面板的连续折断导致库水位逐渐降低,两侧面板所承受的水荷载大幅度降低,随着溃口的逐渐扩展,两侧面板悬空长度增大,在荷载的作用下面板发生折断,但自重占据着主导作用,由于面板的自重相对较小,因此越靠近溃口两侧面板的极限折断长度越大。面板溃口演化计算结果在模型试验中得到了验证,可见本研究采用弯矩平衡法能够有效地模拟面板的折断过程。最终整个面板的折断演化呈现出锯齿状,并且过流断面为倾斜薄壁堰。

5 结　论

本研究在开展面板砂砾石坝水槽模型试验和分析前人研究成果的基础上,建立了一种模拟面板砂砾石坝漫顶溃坝的数学模型。利用该模型对面板砂砾石坝漫顶溃坝试验进行模拟计算,并将计算结果与详细的试验数据进行对比,验证了本研究模型的合理性。该模型的特点如下。

1)该模型着重考虑了漩涡水流和砂砾石料之间的冲蚀特性,通过 RNG k-ε 湍流模型和流体体积法(VOF 法)详细地模拟了漩涡水流对面板支撑体的反向侵蚀,并且反映了溃决过程中水流特性、砂砾石料和混凝土面板三者之间的相互作用,进一步的揭示了面板砂砾石坝的溃决机理。

2)基于弯矩平衡法对混凝土面板的折断进行判定,计算了溃决过程中面板溃口的演化过程。对比分析表明,面板折断长度和折断时间的计算值与试验值较为接近。此外,溃口中间面板的折断长度与折断时间都呈现出先减小后增大的规律,并且两侧面板的极限折断长度较中间面板逐渐增大,最终整个面板的折断演化呈现出锯齿状。

3)通过数值计算获得的溃口流量、堆石体的溃口深度、溃坝历时以及面板的折断长度,与试验数据之间的相对误差均小于 15%,而堆石体溃口的横向扩展略有差异,但从整体上看,数值模拟和物理模型试验的结果基本一致。

参考文献:

[1] GURBUZ A, PEKER I. Monitored performance of a concrete-faced sand-gravel dam[J]. Journal of performance of constructed facilities, 2016, 30(5): 04016011.

[2] 马伟丽,覃源,刘海敏,等. 纳子峡纤维素纤维混凝土面板坝服役期渗流特性分析[J]. 应用力学学报, 2020, 37(2): 894-900.
MA Weili, QIN Yuan, LIU Haimin, et al. Analysis on seepage characteristics of Nazixia fiber concrete face dam during service period[J]. Chinese journal of applied mechanics, 2020, 37(2): 894-900 (in Chinese).

[3] MA H Q, CHI F D. Technical progress on researches for the safety of high concrete-faced rockfill dams[J]. Engineering, 2016, 2(3): 332-339.

[4] 陈生水,阎志坤,傅中志,等. 特高面板砂砾石坝结构安全性论证[J]. 岩土工程学报, 2017, 39(11): 1949-1958.
CHEN Shengshui, YAN Zhikun, FU Zhongzhi, et al. Evaluation of safety performance of extremely high slab-faced gravel dams[J]. Chinese journal of geotechnical engineering, 2017, 39(11): 1949-1958 (in Chinese).

[5] 刘杰,丁留谦,缪良娟,等. 沟后面板砂砾石坝溃坝机理和经验教训[J]. 水利水电技术, 1998, 29(3): 4-9.
LIU Jie, DING Liuqian, MIAO Liangjuan, et al. Dam break mechanism and experience of Gouhou concrete face sandy gravel dam[J]. Water resources and hydropower engineering, 1998, 29(3): 4-9 (in Chinese).

[6] ROGERS J D, WATKINS C M, CHUNG J W. The 2005 upper Taum Sauk dam failure: A case history[J]. Environmental & engineering geoscience, 2010, 16(3): 257-289.

[7] RIFAI I, ERPICUM S, ARCHAMBEAU P, et al. Overtopping induced failure of noncohesive, homogeneous fluvial dikes[J]. Water resources research, 2017, 53(4): 3373-3386.

[8] 刘杰. 土石坝溃坝含沙流量线研究(一)——影响因素及二次波动现象[J]. 应用力学学报, 2020, 37(5): 2257-2264.
LIU Jie. The investigation of earth dam-breaking sediment hydrograph(1) — Impact factors and secondary fluctuations[J]. Chinese journal of applied mechanics, 2020, 37(5): 2257-2264 (in Chinese).

[9] 王琳,李炎隆,李守义,等. 考虑引流槽开挖措施的堰塞坝溃决机制分析[J]. 应用力学学报, 2019, 36(6): 1412-1419.
WANG Lin, LI Yanlong, LI Shouyi, et al. Breaching mechanism analysis of landslide dam considering drainage channel excavating measures[J]. Chinese journal of applied mechanics, 2019, 36(6): 1412-1419 (in Chinese).

[10] LUO Y, CHEN L, XU M, et al. Breaking mode of cohesive homogeneous earth-rock-fill dam by overtopping flow[J]. Natural hazards, 2014, 74(2): 527-540.

[11] ZHONG Q M, CHEN S S, DENG Z. Numerical model for homogeneous cohesive dam breaching due to overtopping failure[J]. Journal of mountain science, 2017, 14(3): 571-580.

[12] ZHONG Q M, CHEN S S, FU Z Z, et al. New empirical model for breaching of earth-rock dams[J]. Natural hazards review, 2020, 21(2): 06020002.

[13] 李雷,盛金保. 沟后坝砂砾料的工程特性[J]. 水利水运科学研究,2000(3):27-32.
LI Lei, SHENG Jinbao. Engineering behavior of gravel materials of Gouhou dam[J]. Journal of Nanjing Hydraulic Research Institute, 2000(3):27-32(in Chinese).

[14] 王廷,沈振中. 一种模拟面板砂砾石坝漫顶溃决的动床耦合分析模型[J]. 水利学报,2015,46(6):699-706.
WANG Ting, SHEN Zhenzhong. Mathematical model of overtopping-induced break of concrete-faced sand-gravel dams[J]. Journal of hydraulic engineering, 2015, 46(6): 699-706 (in Chinese).

[15] 陈生水,曹伟,霍家平,等. 混凝土面板砂砾石坝漫顶溃决过程数值模拟[J]. 岩土工程学报,2012,34(7):1169-1175.
CHEN Shengshui, CAO Wei, HUO Jiaping, et al. Numerical simulation for overtopping-induced break process of concrete-faced sandy gravel dams[J]. Chinese journal of geotechnical engineering, 2012, 34(7): 1169-1175(in Chinese).

[16] ZHONG Q M, CHEN S S, DENG Z. A simplified physically-based breach model for a high concrete-faced rockfill dam: A case study[J]. Water science and engineering, 2018, 11(1): 46-52.

[17] ZHONG Q M, CHEN S S, FU Z Z. Failure of concrete-face sand-gravel dam due to water flow overtops[J]. Journal of performance of constructed facilities, 2019, 33(2): 04019007.

[18] YAKHOT V, SMITH L M. The renormalization group, the ε-expansion and derivation of turbulence models[J]. Journal of scientific computing, 1992, 7(1): 35-61.

[19] MASTBERGEN D R, VAN DEN BERG J H. Breaching in fine sands and the generation of sustained turbidity currents in submarine canyons[J]. Sedimentology, 2003, 50(4): 625-637.

[20] MEYER-PETER E, MULLER R. Formulas for bed-load transport [J]. Process of congress IAHR, 1948, 6(2): 39-64.

[21] 魏文礼,李盼盼,白朝伟,等. 梯形薄壁堰流量规律数值模拟研究[J]. 应用力学学报,2016,33(4):659-664.
WEI Wenli, LI Panpan, BAI Zhaowei, et al. Numerical simulation of discharge law for a trapezoid thin-walled weir[J]. Chinese journal of applied mechanics, 2016, 33(4): 659-664(in Chinese).

[22] LIU J, LIU F H, KONG X J, et al. Large-scale shaking table model tests on seismically induced failure of concrete-faced rockfill dams [J]. Soil dynamics and earthquake engineering, 2016, 82: 11-23.

[23] 刘小生,王钟宁,赵剑明,等. 面板堆石坝振动模型试验及动力分析研究[J]. 水利学报,2002,33(2):29-35.
LIU Xiaosheng, WANG Zhongning, ZHAO Jianming, et al. Advancement of technology on shaking table model test and dynamic analysis of CFRD[J]. Journal of hydraulic engineering, 2002, 33(2): 29-35(in Chinese).

(编辑　史淑英)



杨树即杨敬涛，1970年生，山东济南市人，杨树美育法创始者、独立文史艺术学者；季羡林国际文化书院研究员、季羡林国际文化书院书画委员、书画家。